

均一噴霧バーナの開発とレーザ計測装置を用いた噴霧流の解析

日大生産工 氏家 康成 日大生産工 野村 浩司 日大生産工(院) 福田 智幸

1. 緒言

部分予蒸発燃料噴霧の燃焼機構を解明することは、ディーゼルエンジンのノッキング抑制や筒内直噴ガソリンエンジンの燃焼促進、予蒸発希薄予混合ガスタービンの予蒸発管における逆火防止などに有用な知見が得られると考えられる。噴霧燃焼の機構解明を目的に単一液滴、液滴列、液滴マトリックスの燃焼に関する研究など種々のアプローチがなされている。しかしながら、これらの研究と実機の部分予蒸発噴霧燃焼を直接結びつける十分な知見は得られていない⁽¹⁾。そこで、両者の隔たりを補完する均一燃料液滴 蒸気 空気混合気（以下、液滴混在予混合気）の燃焼を対象とした研究を行ってきた⁽²⁾⁽³⁾。

これまで、燃料液滴と液滴周囲の混合気との相対速度（スリップ速度）が燃焼に及ぼす影響を解明することを目的とし、平均液滴直径の小さな液滴を対象に、均一噴霧バーナを用いて火炎中の液滴の挙動観察や燃焼速度の測定を行ってきた⁽⁴⁾。その結果、液滴混在予混合気の平均液滴直径と火炎における液滴存在範囲の関係や、同一総当量比の予混合気の場合と比較して希薄液滴混在予混合気では燃焼速度が大きくなり、過濃混合気では逆に小さくなることなどがわかった。本研究では、2次元位相ドップラー流速計（PDA：Phase Doppler Anemometry）を使用して火炎中の液滴挙動を詳細に把握することを試みた。

2. 実験装置および方法

2.1 噴霧生成原理

PDAを用いて多点測定を行う場合、測定に要する時間が長くなるため、時間的に安定した混合気流が必要となる。しかしながら、以前に開発した急速減圧式均一噴霧バーナは、20 s程度の噴霧流連続生成が限界であった。新たに開発したバーナでも、予混合気中に燃料液滴を均一に分散させるために凝集法を利用した。連続的に生成される飽和燃料蒸気 空気混合気を冷却管に通して冷却し、連続的に燃料蒸気の一部を液滴に凝集させた。

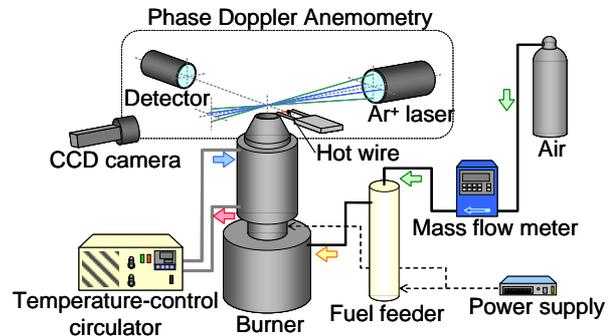


Fig.1 Experimental apparatus.

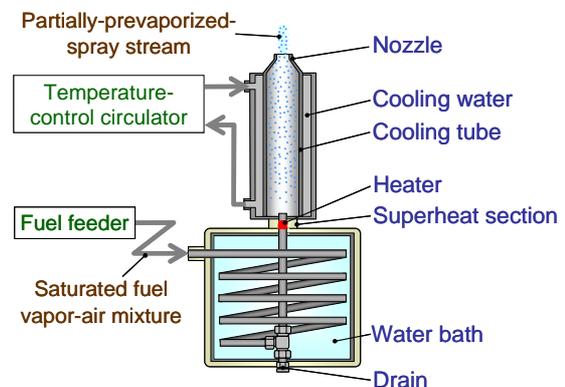


Fig.2 Partially-prevaporized-spray burner.

2.2 実験装置構成

実験装置全体の概略を Fig.1 に示す。実験装置は、主に均一噴霧バーナ、飽和燃料蒸気 空気混合気供給装置、点火・保炎装置、計測装置から構成されている。

均一噴霧バーナの概略を Fig.2 に示す。均一噴霧バーナは、主に恒温部、加熱部、冷却部およびノズルから構成されている。飽和燃料蒸気-空気混合気供給装置は、加熱した液体燃料中に沈めた多孔質体に空気を送り込むことで、連続的に飽和燃料蒸気 空気混合気を均一噴霧バーナに供給することができる。混合気を飽和状態に保つため、均一噴霧バーナの恒温部温度より 0.5 ~ 1.0 高い飽和燃料蒸気 空気混合気を供給装置から均一噴霧バーナに供給し、燃料蒸気が恒温部

Development of Uniform-Spray-Stream Burner and Analysis of Spray Stream with Laser Measuring Instrument

Yasushige UJIIE, Hiroshi NOMURA, Tomoyuki FUKUDA

チューブ内壁面で少量凝集する状態にした。混合気の総当量比が目的の値になる燃料の飽和蒸気圧を算出し、その飽和蒸気圧が得られる燃料の温度に恒温部温度を設定した。計算では、ダルトンの法則が成り立つことを仮定した。噴霧の平均液滴直径を制御するため、恒温部と冷却部の間に加熱部を設けた。加熱部は飽和燃料蒸気 空気混合気を急速加熱し、過熱蒸気の状態を実現する。循環する冷却水で金属壁を介して燃料蒸気-空気混合気を冷却し、混合気中に液滴群を生成する。冷却部の内直径は 30 mm であり、長さは 200 mm である。生成された液滴混在予混合気は、ノズルより噴出される。ノズル出口内径は 10 mm である。

点火・保炎装置は、電源と点火・保炎用熱線（直径 600 μ m のニクロム線）で構成される。本装置は、混合気流が点火した後に出力を低下させ、斜め平面火炎を混合気流中に保炎させる役割を持つ。ノズル出口と平行に直線状に張られた電熱線は、その中央がノズル出口 2 mm 上方で混合気流外縁と接するように設置した。

計測装置は、位相ドップラー 2 次元流速計 (PDA)、質量流速計測・制御装置、白金測温抵抗体である。PDA は液滴混在予混合気流の局所的液滴直径分布および液滴速度分布の同時計測に用いた。質量流速計測・制御装置は空気流量の計測、白金測温抵抗体は飽和燃料蒸気 空気混合気供給装置、恒温部、加熱部出口、およびノズル出口での混合気温度の計測に用いた。生成された液滴混在予混合気流および保炎された火炎の観察は、CCD カメラを用いて行った。混合気流の全体的観察には、混合気流の中心軸を通り、観察方向に対して垂直な方向から幅 2 mm のシート光を照射し、CCD カメラで撮影を行った。

PDA の測定体積は、波長 514.5 nm のレーザー光については $0.076 \times 0.076 \times 0.797 \text{ mm}^3$ 、波長 488 nm のレーザー光については $0.072 \times 0.072 \times 0.756 \text{ mm}^3$ であった⁽⁵⁾。

2.3 実験パラメータ

液滴混在予混合気流の特性値として、総当量比、液体当量比、ノズル出口平均流速、および平均液滴直径を選んだ。これらを独立に制御するためには恒温部温度、冷却部温度、ノズル出口流速の 3 つの混合気流制御パラメータに加え、混合気の冷却チューブ内滞在時間（冷却チューブ内直径および長さ依存する）も制御パラメータとして必要になる。冷却チューブ直径あるいは長さを変化させることは装置の構造上困難であったため、恒温部を出た飽和燃料蒸気 空気混合気を加熱部で過熱燃料蒸気 空気混合気にし、冷却チュー

ブを短くしたのと同等の効果を得る機構とした。

総当量比は恒温部出口の飽和燃料蒸気 空気混合気の温度から求めた。液体当量比は、ノズル出口での混合気流の温度から気体当量比を求め、総当量比から気体当量比を減ずることで求めた。ノズル出口平均流速は、質量流速計測・制御装置で空気質量流量を計測し、ノズル出口での燃料蒸気分圧から理想気体を仮定して混合気の体積流量を求め、流速に換算した。液滴混在予混合気流の平均液滴直径には、ザウター平均液滴直径を使用した。

今後予定されている微小重力場での実験に先立って、通常重力場で液滴混在予混合気流の特性値制御実験および燃焼実験を行った。総当量比 ϕ_t を 0.8~1.4、液体当量比 ϕ_f を 0.1~0.3、噴霧のノズル出口平均流速 v_{0a} を 0.3~2.0 m/s の範囲で変化させた。

実験試料には、揮発性が適当である理由からエタノール（純度 99.5%）と、成分が明確である純空気を用いた。

3. 実験結果および考察

予備実験として、生成された液滴混在予混合気流の平均液滴直径および直径分布をレーザ光散乱方式粒度分布測定装置 (LDSA) を用いて計測した。その結果、液滴混在予混合気流の平均液滴直径は時間的に変化しないこと、また、直径分布幅は過去に使用した急速減圧式噴霧生成装置で生成された液滴混在予混合気と同等であることが確認された。

3.1 非燃焼流れ場

CCD カメラを用いた直接写真法によりノズルから噴出された液滴混在予混合気流の観察を行った。液滴混在予混合気流の 3 例を Fig.3 に示す。ノズルから噴出する混合気流が安定した層流であり、また液滴が偏りなく分散していることを確認した。混合気流速 1.23 m/s までは、他の液滴混在予混合気流生成条件においても、同様な結果が得られた。

冷却直前の飽和燃料蒸気 空気混合気を急速加熱し、過熱燃料蒸気の状態から混合気を冷却することで凝集時間を制御し、液滴混在予混合気流の平均液滴直径を変化させる平均液滴直径制御法の検証を行った結果を Fig.4 に示す。縦軸は混合気流の平均液滴直径、横軸は混合気の過熱度である。過熱度は加熱部を出た直後の混合気温度から恒温部温度を減じた値と定義した。いずれの総当量比の場合においても、過熱度が大きくなると液滴直径が小さくなるのがわかる。また、飽和燃料蒸気 空気混合気の急速加熱は、液滴直径の時間

的な安定性，空間的均一性および液滴直径分布に影響を及ぼさなかった。

Fig.5 は，ノズル中心軸に直交する線上の液滴直径および液滴速度を PDA で測定した結果である．縦軸は液滴直径および液滴速度，横軸はノズル中心軸からの水平方向距離 x である． $x = 5 \text{ mm}$ にノズル出口内壁が位置する．計測はノズル出口から 5 mm 下流で行った．各点は $10 \sim 100$ 個のデータの平均値である．ノズル中心から約 3 mm の位置までは平均液滴直径および液滴速度が一定であり，速度境界層と液滴直径が減少する領域がほぼ一致することがわかった．このことから，燃焼実験では，ノズル中心軸から 3 mm の領域のデータを取得することとした．今後，周囲流を混合気流と同温度・同速度で流すことにより，実験領域の拡大を図る．

3.2 燃焼流れ場

点火・保炎用熱線を用いて斜め平面火炎を混合気流中に保炎させ PDA で火炎近傍の液滴直径および速度の計測を行った．斜め平面火炎のモデルおよび CCD カメラでの撮影例を Fig.6 に示す．点火・保炎線に垂直かつノズル中心軸に直交するように x 軸を設置した．点火保炎線から遠ざかる向きを正の向きとした．また，混合気流の下流方向を正の向きとし，ノズル中心軸上に y 座標を設置した．青炎前縁の位置を $y = 0 \text{ mm}$ とした．総当量比を 0.9 ，液体当量比を 0.3 ，噴霧のノズル出口平均流速を 0.44 m/s ，ノズル出口における噴霧平均液滴直径 d_{m0} を $15.8 \mu\text{m}$ にそれぞれ保ち $y = -1.1$ から 0 mm まで 0.1 mm ごとに y 軸上の液滴直径と速度を計測した．このとき，ノズル中心軸上で火炎が x 軸となす角度 θ_{0} は 35° であった．

Fig.7 は，平均液滴直径および速度の y 軸上における変化を示している．液滴速度は，直径によって $2 \sim 5$ ， $8 \sim 11$ および $13 \sim 18 \mu\text{m}$ の 3 つの範囲に分類し，それぞれについて x 軸方向平均速度および y 軸方向平均速度を示した． v_{dx} は青炎前縁に近づくと増大し， $y = -0.8 \text{ mm}$ 付近で増大が急になり， $y = -0.3 \text{ mm}$ 付近から減少することがわかる． v_{dy} は青炎前縁に近づくと減少し， $y = -0.3 \text{ mm}$ 付近から増大している．平均液滴直径は， $y = -0.8 \text{ mm}$ まで変化せず， $y = -0.7 \text{ mm}$ 付近から緩やかに減少し，青炎近傍で急激に減少している． $y = -0.8 \text{ mm}$ 付近に予熱帯前縁が存在していると考えられる $y = -0.7 \text{ mm}$ において， $d = 8 \sim 11 \mu\text{m}$ の液滴速度が $d = 13 \sim 18 \mu\text{m}$ の液滴速度より大きくなっていることも $y = -0.7 \text{ mm}$ が予熱帯内であることを支持している．予熱帯におい

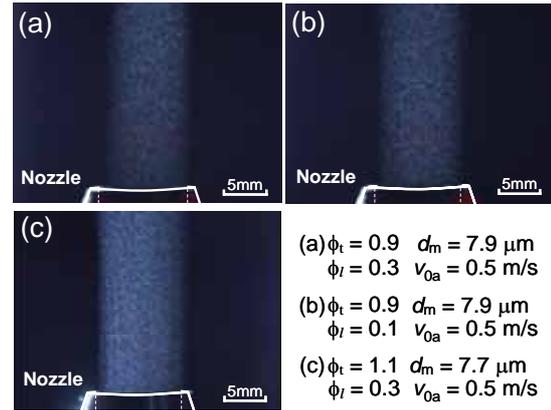


Fig.3 Direct images of spray streams.

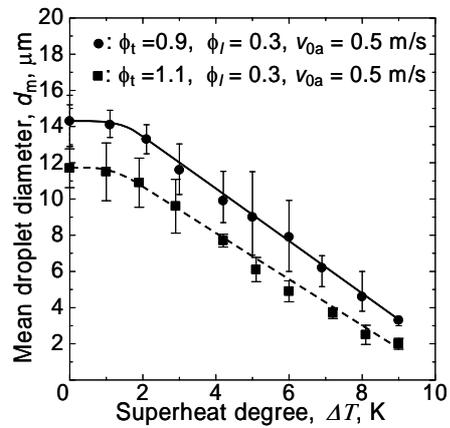


Fig.4 Relations between superheat degree and mean droplet diameter.

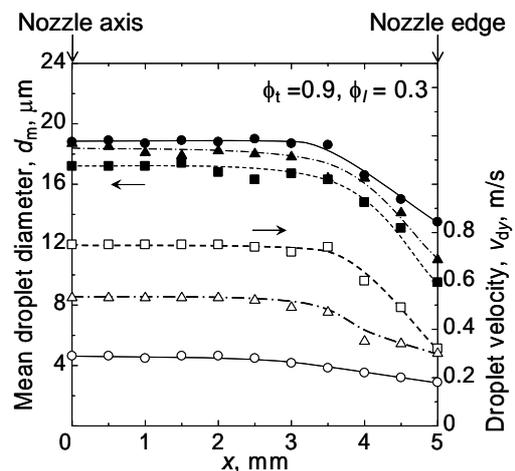


Fig.5 Droplet diameter and velocity profiles along the x -axis 5 mm above the nozzle exit.

て，直径の大きな液滴よりも小さな液滴の方が周囲の混合気に追従して加速し， x 軸方向， y 軸方向ともに速度が大きいことがわかった．

Fig.8 に， $y = -1.1$ ， -0.1 ，および 0 mm の 3 点の液

滴直径分布を示す．縦軸は累積個数分布，横軸は液滴直径である．液滴直径分布幅は，液滴が予熱帯に突入すると一度広がり，青炎近傍で急激に狭くなることがわかった． d^2 則が成り立つ場合，液滴直径の減少速度は，直径の小さな液滴の方が大きくなる．このことから，予熱帯上流の $y = -1.1$ mm において液滴直径の小さな液滴ほど予熱帯突入後の $y = -0.1$ mm までの液滴直径の減少が大きく，結果として液滴直径分布幅が液滴直径の小さい側へ広がったと考えられる．また，青炎近傍では液滴への熱流入が増大し，蒸発速度が急激に増大するため，小さい液滴が消滅して液滴直径分布幅が狭くなったと考えられる．

4. 結言

連続生成均一噴霧バーナを開発・製作し，バーナの性能試験および PDA による部分予蒸発噴霧火炎の構造観察を行った．以下に得られた知見を列挙する．

- 1) 液滴混在予混合気流の平均液滴直径は時間的に変化しないこと，また，直径分布幅は過去に使用した急速減圧式噴霧生成装置で生成された液滴混在予混合気と同等であることが確認できた．
- 2) 混合気流速が 1.23 m/s まで，混合気流は安定した層流であることが確認できた．
- 3) 燃料蒸気，空気混合気の過熱度を変化させることで，凝集時間を制御し，液滴混在予混合気流の平均液滴直径を変化させることができた．
- 4) ノズル中心軸から約 3 mm の位置までは，平均液滴直径および液滴速度が一定であることがわかった．
- 5) 予熱帯において，直径の大きな液滴よりも小さな液滴の方が周囲の混合気に追従して加速し， x 軸方向， y 軸方向ともに速度が大きいことがわかった．平均液滴直径 $15.8 \mu\text{m}$ の液滴混在予混合気流に含まれる比較的大きな液滴が，予熱帯で完全に蒸発せずに反応帯に突入する現象を PDA でとらえることができた．
- 6) 液滴の直径分布幅は，液滴が予熱帯に突入すると一度広がり，青炎近傍で急激に狭くなることがわかった．

参考文献

- (1) F.A. Williams: Oxidation and Combustion Reviews, 3, (1997), 1.
- (2) Nomura, H., Koyama, M., Miyamoto, H., and Ujiie, Y., The Proc. Combust. Inst, 28, (2001), 999.
- (3) Nomura, H., Hamasaki, T., et al., SAE Paper

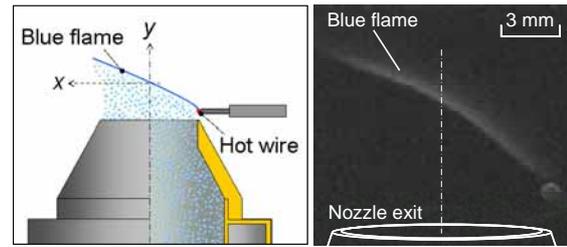


Fig.6 A tilted flat flame model and direct image.

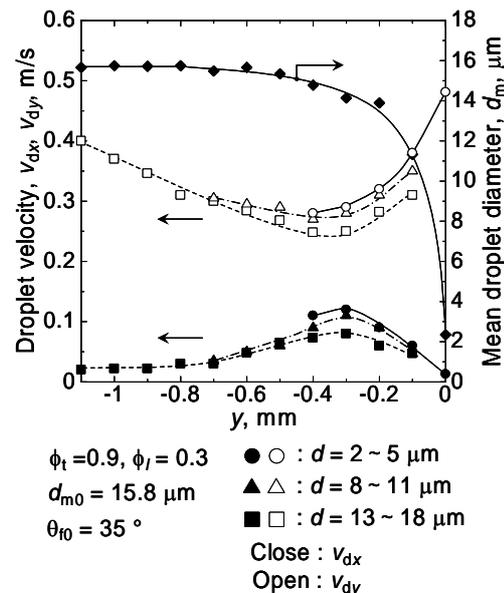


Fig.7 Droplet diameter and velocity profiles along the central axis of the nozzle exit.

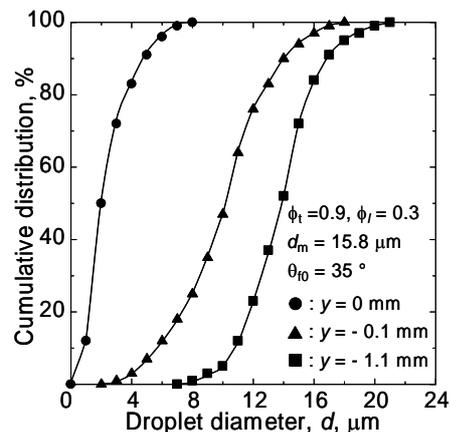


Fig.8 Droplet diameter distributions on the central axis of the nozzle exit.

#2003-01-0628(2003).

- (4) Hayasaki M., Kawasumi, I., Nomura, H., Ujiie, Y., International Symposium on Space Technology and Science, 2004-h-17, (2004).
- (5) Dantec PDA Manual, (2002), 7-6, Dantec Inc.

粉末冶金法による Al-Mg-低融点金属合金の組織と性質

日大生産工 菅 又 信

1. 緒言

実用合金に比べて Mg+Si 量が多い高濃度 Al-Mg-Si 系合金の急凝固 P/M 材では、 Mg_2Si 相当組成よりも Mg を過剰に添加した合金が、高い引張強さを示すことが報告されている¹⁾。この強度向上には、急凝固によって生成した微細な Mg_2Si 粒子による分散強化と、Mg の強制固溶による強化の重畳効果が発揮されている。Al-低融点金属合金では、平衡状態図で明らかなように、液相で Al と低融点金属が二相分離するため、通常の溶解鑄造法では著しい偏析を生じるため健全な合金材料を作製することは難しい。しかし、凝固速度を速くすると微細組織が達成される。

Al-低融点金属に Mg を添加すると低融点金属と Mg の間で金属間化合物を生成する。この金属間化合物は低融点金属より融点が高く、急凝固によって微細に分散して強化に寄与することが予想される。本研究では、低融点金属に Sn を選び、Al-Mg-Sn 系合金で生成する Mg と Sn による金属間化合物の急凝固による微細分散を狙った。また、Mg 添加量を多くすることで、固溶強化も期待される。すなわち、高濃度の Mg を含む Al-Mg-Sn 合金の急凝固フレーク (RS フレーク) を作製して、熱間押出で固化成形し

て P/M 材を得た。RS フレークおよび P/M 材の組織と P/M 材の引張特性値をしらべた。

2. 実験方法

Table 1 Nominal and analyzed compositions of tested alloys

Nominal (mass%)	Analyzed (mass%)
Al-8Mg-8Sn	Al-8.5Mg-7.8Sn
Al-13Mg-8Sn	Al-13.6Mg-7.9Sn

試験合金の目標組成とフレークを固化成形した P/M 材の化学分析値を Table 1 に示す。Sn は Al-Mg-Sn 平衡状態図より、 Mg_2Sn が生成するように 8%として、Mg は過剰となるように 8%と 13%とした。純 Al を大気中で溶解して純 Mg を添加した後に、純 Sn を添加して合金鑄塊を作製した。合金鑄塊を下部に直径 0.6mm のノズルを設けた黒鉛るつぼ中で高周波加熱によって再溶解して、噴霧ロールタイプの急凝固装置により Ar ガス雰囲気中で RS フレークとした。なお、合金鑄塊の再溶解温度は Al-Sn 平衡状態図の 2 相分離温度より高い温度である 1073K とした。RS フレークを冷間プレスによって充填率が約 70%の圧縮体とした後、真空加熱による脱ガス処理 (温度: 623K, 真空度: 1.33×10^{-4} Pa) した。圧縮体を 673K で、押出比を 25 : 1 として熱間押出して直径 7mm

Structures and properties of Al-Mg-low-melting metal alloys prepared by powder metallurgy process

Makoto SUGAMATA

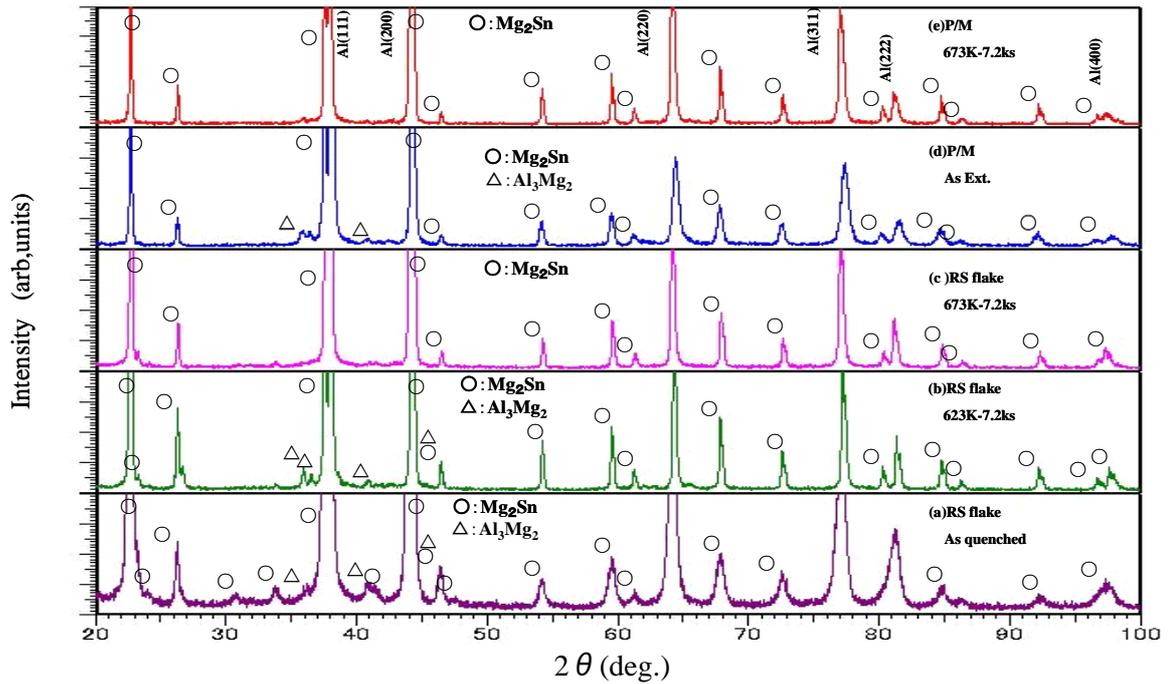


Fig.1 X-ray diffraction patterns of RS flakes and P/M materials of Al-13Mg-8Sn
 (a) RS flake as quenched state, (b) RS flake annealed at 623K-7.2ks,
 (c) RS flake annealed at 673K-7.2ks, (d) P/M materials as extruded,
 (e) P/M materials annealed at 673K-7.2ks

のP/M材とした。RSフレークおよびP/M材の組織を光学顕微鏡と透過電子顕微鏡によって観察し、構成相を管球の電流および電圧を40kv, 60mAとしたCuK α 線によるX線回折でしらべた。RSフレークおよびP/M材の加熱に伴う硬さ変化を測定した。P/M材の引張試験を常温, 373K, 473K, 573K, 623Kおよび673Kで行った。

3. 実験結果および考察

Al-13Mg-8Sn合金のRSフレークとP/M材のX線回折パターンをFig. 1に示す。RSフレークでは急冷凝固したままと、623K, 673Kで7.2ks等時加熱後のパターンである。P/M材では押出したままと673Kで7.2ks等時加熱した試料のパターンである。急冷凝固と押出したままではMg₂SnとAl₃Mg₂が検出されるが、673Kで加熱するとMg₂Snの回折強度が高くなり、Mgは再固溶してAl₃Mg₂から

のピークが消滅している。

Table 2 Constituent phases of RS flakes and P/M materials observed by XRD

Alloy	RS flake		P/M	
	As quenched	673K×7.2ks	As extruded	673K×7.2ks
Al-8Mg-8Sn	Mg ₂ Sn	Mg ₂ Sn	Mg ₂ Sn	Mg ₂ Sn
Al-13Mg-8Sn	Mg ₂ Sn, Al ₃ Mg ₂	Mg ₂ Sn	Mg ₂ Sn, Al ₃ Mg ₂	Mg ₂ Sn

X線回折ピークによって同定した化合物相をTable 2に示す。RSフレークおよび押出したままのP/M材において、Al-8Mg-8Sn合金では、Mg₂Snの回折線が認められ、Mg量の多いAl-13Mg-8Sn合金ではAl₃Mg₂も同定された。673Kで7.2ks加熱すると、Al-13Mg-8Sn合金ではAl₃Mg₂の回折線が消滅した。Snは全てMg₂Snとして晶出しているとして、 α -Alの格子定数変化からMgの固溶量を推定した。Al-8Mg-Sn合金

では、 Mg_2S の回折線が認められ、 Mg 量の多い Al-13Mg-8Sn 合金では Al_3Mg_2 も同定された。673K で 7.2ks 加熱すると、 Mg_2S の回折強度が高くなり、Al-13Mg-8Sn 合金では Al_3Mg_2 の回折線が消滅した。Sn は全て Mg_2Sn として晶出しているとして、 α -Al の格子定数変化から Mg の固溶量を推定した。Al-8Mg-Sn 合金では、加熱していない RS フレークと P/M 材で 5.5% の Mg 固溶量であり、Al-13Mg-Sn 合金では、RS フレークで 10%、P/M 材で 7.5% の固溶が測定された。

Al-8Mg-8Sn 合金の急冷凝固したままのフレークと押ししま材の TEM 組織を Fig. 2 に示す。RS フレークにおいて直径が 50nm

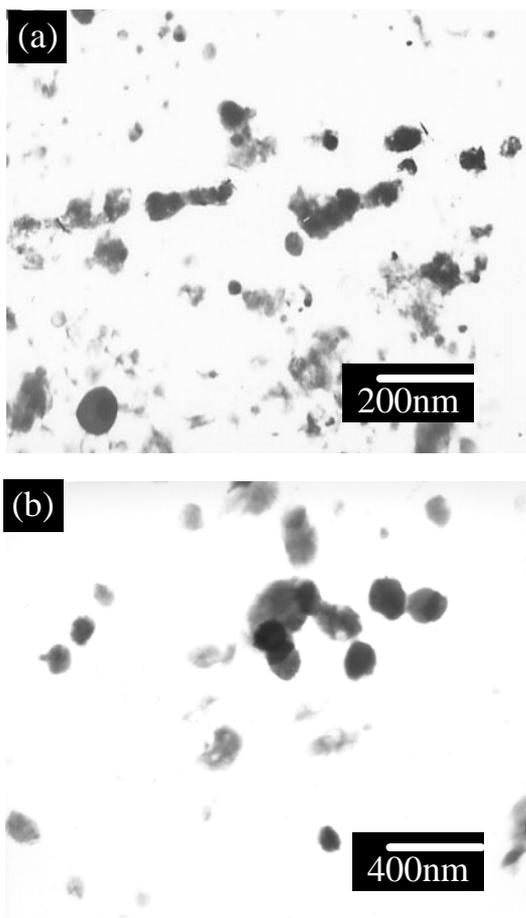


Fig.2 TEM micrographs of as-solidified flakes (a) and as-extruded P/M materials (b) of Al-8Mg-8Sn alloy

以下の球状化合物が観察され、熱間押し材にも二倍程度のサイズとなった球状化合物が観察される。この化合物は、X線回折結果から Mg_2Sn と判断される。なお、Al-13Mg-8Sn においても同様の化合物が観察されて、分散量に顕著な差は認められなかった。

773K までの温度で 7.2ks 焼きなました P/M 材の硬さを Fig. 3 に示す。押ししたままでは、Al-13Mg-8Sn 合金の硬さが 153HV であり、Al-8Mg-8Sn 合金より 25HV 高い硬さを示した。この硬さの増加は Al-13Mg-8Sn 合金の Mg による固溶強化によると考えられる。両合金とも、573K までの加熱により結晶粒と化合物の粗大化による緩やかな硬さの低下が見られるが、いずれの加熱温度においても Al-13Mg-8Sn 合金の硬さは Al-8Mg-8Sn 合金より高い。773K で加熱した Al-13Mg-8Sn 合金は試料の酸化が著しいため硬さ測定が不可能であった。

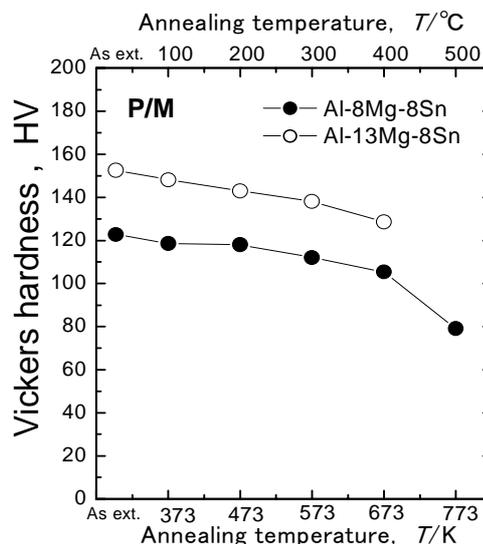


Fig.3 Hardness changes of P/M materials after annealing at various temperatures

いずれの試験温度においても初期ひずみ速度は 10^{-3} s^{-1} で引張試験を行った。623K

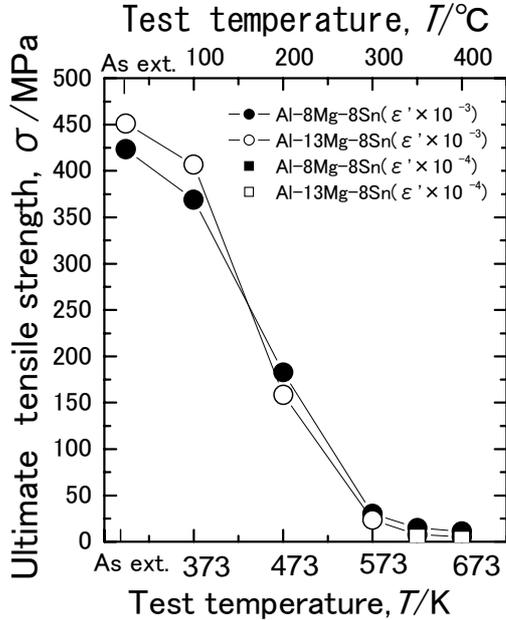


Fig.4 Tensile strength of as extruded P/M materials at various testing temperatures

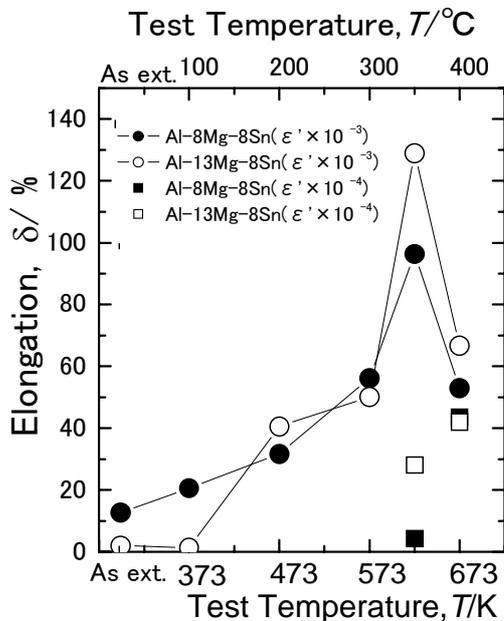


Fig.5 Elongation of as extruded P/M materials at various testing temperatures

と 673K の試験温度では、伸びの増加をしらべるため、初期ひずみ速度 10^{-4} s^{-1} についても引張試験を行った。Fig.4, Fig.5 に Al-Mg-Sn 系合金の引張強さと伸びを示す。常温で Al-8Mg-8Sn 合金は引張強さ 423MPa, 13%の伸びを示した。Al-13Mg-8Sn 合金では延性が 1%と低くなるため硬さに対応した引張強さが得られず、450MPa を示した。試験温度 623K, 初期ひずみ速度 10^{-3} s^{-1} の条件で試験を行うと、Al-13Mg-8Sn 合金は引張強さが 7MPa まで低下して伸びが 130%に達し、Al-8Mg-8Sn 合金では引張強さが 11MPa で伸びが 97%を示した。初期ひずみ速度を 10^{-4} s^{-1} と小さくして引張試験を行ったが、Al-13Mg-8Sn 合金では 28%の伸びであり、Al-8Mg-8Sn 合金では 5%と高い伸びは得られていない。試験温度 673K においても初期ひずみ速度を遅くしても、試験温度 623K, 初期ひずみ速度 10^{-3} s^{-1} で得られたような高い伸びは示さなかった。

4. まとめ

- 1) 両合金とも RS フレーク中には微細な球状化合物が観察され、P/M 材とすると球状化合物の粒径が大きくなった。
- 2) Al-8Mg-8Sn 合金では RS フレークおよび押出したままの P/M 材において Mg_2Sn が同定された。Al-13Mg-8Sn 合金では Al_3Mg_2 も認められたが、673K の加熱によって回折ピークが消滅した。
- 3) Mg の固溶強化によって Mg 添加量の多い合金の硬さおよび引張強さが高くなり、Al-13Mg-8Sn 合金は常温で 450MPa の引張強さを示した。

参考文献

- 1) 藤井秀紀, 菅又 信, 金子純一: 軽金属, 48 (1998), 511.

時間-温度換算則を用いた熱溶融エポキシCFRTPのクリープ特性の予測

日大生産工 〇莊司 明子 邊 吾一
日東紡績(株) 平山 紀夫

1 緒言

炭素繊維強化複合材料 (Carbon Fiber Reinforced Plastics : CFRP) は、炭素繊維とエポキシ樹脂をはじめとする熱硬化性樹脂を複合させた材料で、比強度・比剛性に優れ、軽量化が要求される航空宇宙分野やスポーツ用品等に使用されている。また、CO2削減や省エネルギー化が重要課題となっている車両構造にもCFRPの適用が検討されている。しかし、生産量の多い車両への適用に際しては、リサイクル性が高い材料構成であることも必須となる。そこで近年、長繊維で強化した熱可塑性樹脂 (Thermo Plastics) を使用したCFRTPの開発が注目されている。しかし以下に示す二つの課題がある。①炭素繊維と熱可塑性樹脂との接着性が熱硬化性樹脂に比べて不十分で、複合材料として力学的な特性が十分に得られない。②通常、熱可塑性樹脂は強化繊維と含浸させる工程ではポリマーの状態を提供されるため、ガラス繊維やカーボン繊維と複合化させるためには、高温で高圧力が必要であり、成形時に非常に高いエネルギーが必要である。このため、熱可塑性樹脂をマトリクスとするFRTPは、二次加工性やリサイクル、リユース性に優れるといった特徴をもってはいるものの、大型の成形品を経済的に成形する手段がなかった。

上記の問題に対して、最近モノマーの段

階で繊維強化材を混合し含浸後に反応させて、反応後は架橋構造を有さない直鎖状ポリマーとなるエポキシ樹脂をマトリクスとする新しいFRTPが開発された^{1,2)}。つまり、成形の現場においては、熱硬化性のエポキシ樹脂と同様に液状のモノマーとして提供され、加熱により重合付加させることが可能であり、かつ直鎖状ポリマーであるため熱可塑性樹脂のような性状を持っている。しかし、このような熱可塑性樹脂は、熱硬化性樹脂と異なり、三次元架橋構造を持たないため、ガラス転移点温度以下でのクリープ特性を把握することが重要である。

本研究では、このエポキシ樹脂 (以下、熱溶融エポキシ樹脂) が実際に構造材料として長期使用される場合の設計項目として重要なクリープ特性の評価を目的とする。しかし、長期クリープ特性の評価には時間がかかり、本研究で示すような新規の材料においては、材料設計とクリープ特性が並列で進められる簡便かつ短時間の試験法あるいは評価方法が必要とされている。

長期クリープ変形を正確にかつ短時間で予測する方法として、宮野らは熱硬化性のエポキシ樹脂をマトリクスとするCFRP材のT_g以下における繊維直角方向の曲げクリープ変形の修正時間-温度換算則を提案し、長期のクリープ変形を正確に予測している³⁾。また、平山らは熱硬化性のビニルエステ

Prediction of Creep Character of Epoxy CFRTP by Time-Temperature Superposition Principle

Akiko SHOJI, Goichi BEN, Norio HIRAYAMA

ル樹脂をマトリクスとするGFRPで動的粘弾性試験を行い、 T_g 以下の温度域での試験結果から、長時間のクリープ特性が予測可能であることを示した⁴⁾。しかし熱可塑性樹脂について、シフトファクターを用いて時間-温度の関係を議論した例はほとんどない。

本研究では、熱溶解エポキシ樹脂をマトリクスとするCFRTPのクリープ特性を時間-温度換算則を適用して予測可能であるかどうかを検討することを目的とする。

2. 熱溶解エポキシ樹脂の特性^{5,6)}

熱溶解エポキシ樹脂は、従来から熱硬化性エポキシ樹脂に使用されているビスフェノール型エポキシ樹脂を用いても、官能基バランスと反応様式の制御により、硬化反応中架橋反応を起こさせずに直鎖的な重合のみを優先させることが可能である。その結果として得られたポリマーは熱可塑性樹脂と同様の挙動を示し、ガラス転移点以上の温度に軟化点を有するため、温度を上げることにより可逆的に再溶解が可能である。

本研究では、この技術を基礎に複合材のマトリクスとして、重合速度の調整と粘度の温度依存性が成形方法に応じて適切に調整できるように開発された熱溶解エポキシ樹脂を用いた。図1には、熱溶解エポキシ樹脂の粘度曲線を示す。この図から明らかなように、この樹脂は90°C程度に加熱することで、900 (mPa·s)程度まで粘度が低下し、その後30分程度、この粘度を維持できる。このため、FRPのさまざまな成形法に適用することが可能である。

次に、熱溶解エポキシCFRTPの再溶解性を確認するために、熱硬化性エポキシ樹脂(エポコート828, 油化シェルエポキシ(株)製)をマトリクスとするCFRTPと、熱溶解エポキシCFRTPの動的粘弾性試験をJIS K7244-5に準じて行った。強化材はカーボンクロス(CF3101, 日東紡績(株)製)を使用した。動的粘弾性試験の結果を図2に示す。図2から明ら

かなように、熱硬化性CFRTPと比較して熱溶解エポキシCFRTPは、ガラス転移点温度 T_g の約100°C以上の温度域で、貯蔵弾性率 E' の大きな低下を示した。また、損失の温度分散結果から、温度上昇に伴い $\tan \delta$ の値は170°Cでピークを示した後も0.4以上の高い値を維持した。このことは、マトリクスの T_g を十分に超えてもなお、粘性的性質が大きくなっていることを示しており、170°C以上ではマトリクスが溶解(再液状化)していることが示唆される。

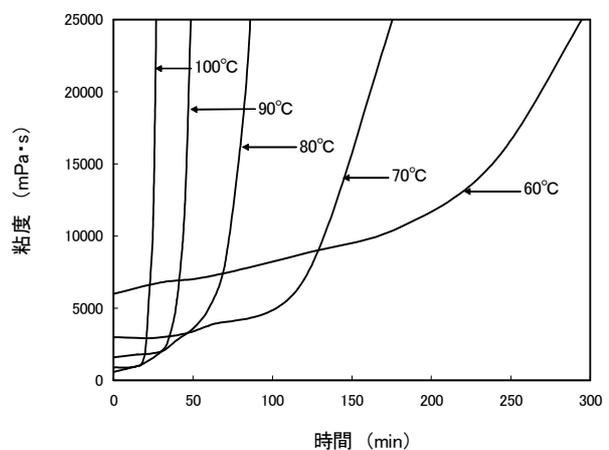


図1 熱溶解エポキシ樹脂の粘度曲線

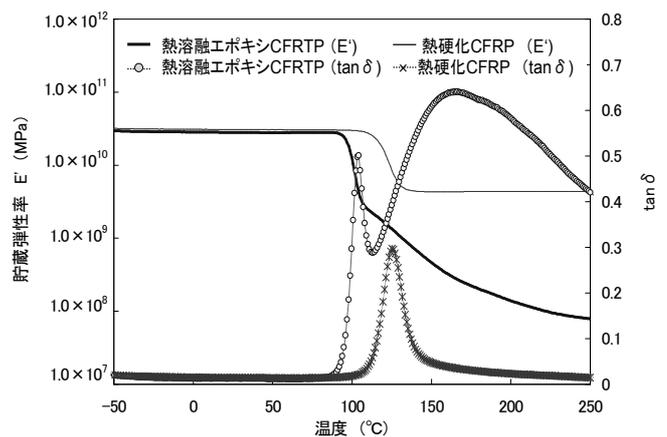


図2 熱溶解エポキシ樹脂の粘弾性特性

次に、熱溶解エポキシCFRTPの耐薬品性をJIS K7114に準じて行った結果を示す。試薬として、10% H₂SO₄水溶液を使用した結果を図3に、10% NaOH水溶液を使用した結果を図4に示す。試験温度はどちらも25°Cで

ある。耐薬品性の評価は、薬品浸漬後の重量変化を測定することにより行った。比較用の試験片は、上記の熱硬化性エポキシ樹脂の他に、ナイロン6 (PA6)、ビニルエステル樹脂の四種類のマトリクス樹脂を用いて作成したCFRTPまたはCFRPとした。耐薬品試験結果から明らかなように、熱溶融エポキシCFRTPは、PA6をマトリクスとするCFRTPや熱硬化性CFRPに比べて非常に高い耐薬品性を有している。この理由は、マトリクスの化学構造の違いに起因している。つまり、熱溶融エポキシ樹脂は、エポキシ樹脂とビスフェノールとの重付加により生成したエーテル結合から成っており、酸やアルカリの存在下に加水分解されやすいアミド結合やエステル結合を一切含有していないからである。

次に熱溶融エポキシCFRTPの溶剤への溶解性を評価するため、常温 (25°C) で溶剤 (THF: テトラヒドロフラン) に浸漬して浸漬時間と重量変化の関係を測定した。THFは通常、熱可塑性樹脂を溶解する薬液である。THF溶解性試験結果を図5に示す。この図から明らかなように、熱溶融エポキシCFRTPは溶剤への溶解性が極めて良好であり、THF溶液に常温で3時間浸漬させるだけで、ほぼ完全に樹脂が溶解し、炭素繊維を無損傷で取り出すことができた。

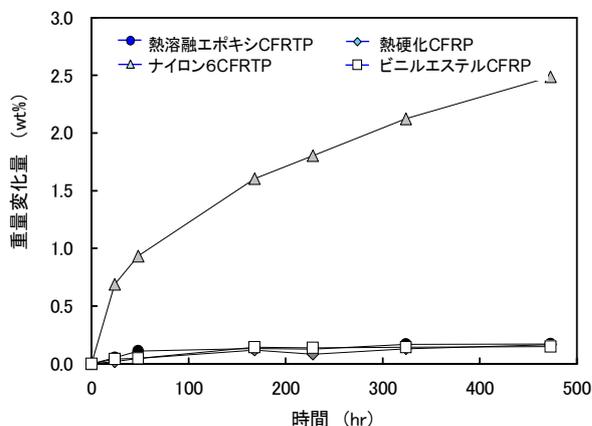


図3 耐薬品性試験結果 (10%H2SO4)

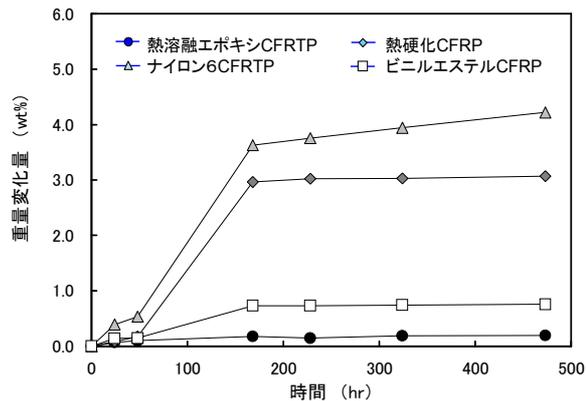


図4 耐薬品性試験結果 (10%NaOH)

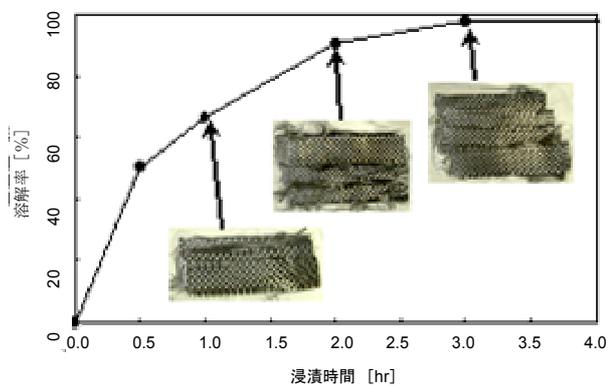


図5 THF溶解性試験結果

3. 時間-温度換算則⁷⁾

多くの高分子材料は、粘弾性を有しているために、時間依存性と温度依存性の間に相関関係があることが実験的に指摘されている。たとえば初期の研究では、Leadermanによって総説された原理において、種々の温度環境下で測定されたクリープ曲線を時間軸に沿って水平移動させると、非常に広い時間範囲にわたるクリープ曲線が得られることが報告されている。この手法で得られた曲線はマスターカーブと呼ばれている。その後、Williams, Landel, Ferryの三人は、水平移動量と温度変化の関係を示すシフトファクターを定義し、W. L. F式として広く利用されている。以下に、W. L. F式を示す。

$$\log_{10} a_{T_R}(T) = -\frac{C_1(T - T_R)}{C_2 + (T - T_R)} \quad (1)$$

$$T_R \cong T_g + 50 [K]$$

T_g : ガラス転移点温度 [K]

$$C_1 = 8.86$$

$$C_2 = 101.6$$

W. L. F式は、本来非結晶性の高分子材料に呑み適用するために提唱された原理であり、 T_g より約50K高い温度を基準とし、 T_g から $T_g + 100K$ の範囲で成立するとされている。また、 C_1 、 C_2 は、非充填高分子材料において経験的に求められた値である。

また、アレニウスの式は、化学反応における反応速度の考え方に基づいて分子の流動変形過程に適用したもので、シフトファクターは次式で表される。

$$\log_{10} a_{T_0}(T) = \beta \frac{\Delta H_a}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \quad (2)$$

$$R \cong 8.314 [J / mol \cdot K]$$

$$\beta \cong \frac{1}{2.303} \cong 0.434$$

ΔH_a : 活性化エネルギー

T : 試験温度 [K]

T_0 : 任意の基準温度 [K]

アレニウス式は、比較的硬質のプラスチックや多少結晶性のある材料に対してもよく適合するとされている。これらのシフトファクターは、クリープ試験における時間-温度の関係および動的粘弾性試験における周波数-温度の関係を定義づける。それは、動的粘弾性試験もクリープ試験も材料の粘弾性特性が大きく影響する試験だからである。しかし、多くの熱可塑性樹脂の使用温度である常温は T_g 以下であり、これらの時間-温度換算則を熱可塑性樹脂に適用した例はほとんどない。

これらの原理を基に本研究の流れを概念的に図6に示す。本研究では、短時間で測定可能な粘弾性試験の結果から同定したシフトファクターを用いてクリープ特性を予測する。また、100時間クリープ試験も同時

に行い、予測したクリープ特性との互換性について評価する。

実験結果および考察は講演会時に示す。

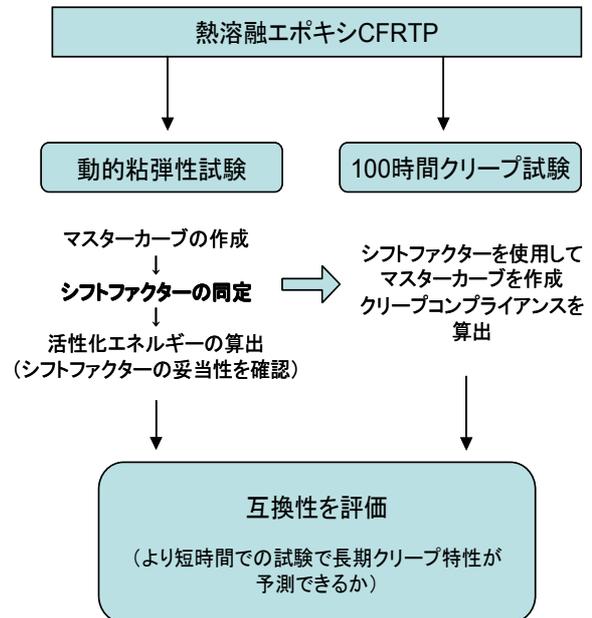


図6 クリープ特性の予測方法

参考文献

- 1) 平山紀夫, 友光直樹, 西田裕文, 菅克司: 強化プラスチック, Vol150, No. 12, pp31-36 (2004)
- 2) 西田裕文, 菅克司: 日本接着学会第41回年次大会講演要旨集, p163 (2003)
- 3) 宮野靖, 笠森正人, 服部陽一, 材料システム, 10 (1991) pp87-95
- 4) 平山紀夫, 三木恭輔, 日本複合材料学会誌, Vol. 27, No. 3, pp146-154 (2001)
- 5) 平山紀夫, 西田裕文, 強化プラスチック協会第50回CON-EX講演要旨集 (2005)
- 6) 平山紀夫, 西田裕文, 第30回複合材料シンポジウム講演要旨集 (2005) p239-240
- 7) 隆雅久, 國尾武, 材料システム, 6 (1987) pp36-48

打音法による欠陥検出

日大生産工 ○山崎 憲 霜山竜一

1 まえがき

人が物体の表面をたたいた際の打撃音から物体の内部状態を推定する検査法は、場所に関わらず比較的簡単に実施できる反面、熟練した人材と時間を要し、疲労や慣れによる検査精度の低下が懸念される。また実環境下では反射音や騒音が影響を与えるため、機械による検査が難しい一面を持つ。

筆者らはこれまでに約1.6s間における音圧の平均化が反射音の影響を抑止し、反射のある実空間で計測したチャンネル間位相差の周波数特性から音源の方向を高精度に推定できることを報告した^{1),2)}。一方、音の波長がマイクロホン間隔より短い場合には複数音源からの音の位相差が同一となり音源方向が曖昧になる、いわゆる「位相の多様性」により音の定位が曖昧になる現象³⁾があった。

そこで、本報告では、位相の多様性による定位の曖昧さを解消するアルゴリズムを2次元に拡張して用いることにより音の発生箇所の推定を行った。

2 定式化と音源方向推定アルゴリズム

1対のマイクロホンで計測される直接音の位相差から音源の方向を求める方法を示す。Fig.1に示す直接音の行路差と位相差をそれぞれ Δd 、 $\Delta\phi$ とおくと、

$$\Delta\phi = \frac{\Delta d}{c} f \times 360 \text{ [deg]} \quad (1)$$

ただし、 c は音速、 f は周波数、また位相差は多様性といわれる性質を有する。すなわち

$$\Delta\phi \rightarrow \Delta\phi + 360n \quad (2)$$

ただし、 n は整数

式(2)を式(1)に代入すると次式を得る。

$$\Delta d = \frac{c(\Delta\phi + 360n)}{360f} \quad (3)$$

式(3)は一つの位相差から n の値に応じて複数の行路差 Δd が得られることを意味する。

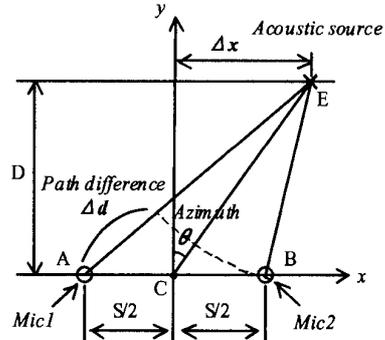


Fig.1 音源位置推定モデル

したがって、音源方向 θ は行路差を用いてFig.1から幾何学的に求める。次に音源の水平、垂直方向を定位するためにマイクロホン1を共用した2対のマイクロホンを $S=20\text{cm}$ でFig.2のように配置する。

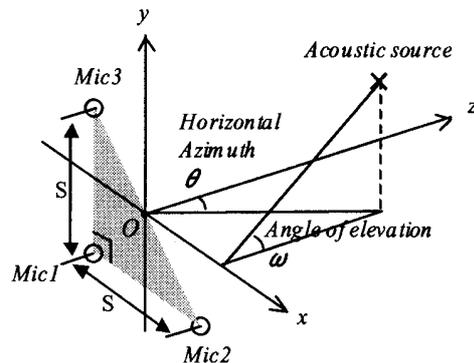


Fig.2 マイクロホンの配置

音源の水平角と仰角を推定するアルゴリズムをFig.2に示す。反射音の影響を避けるために音のクロススペクトルを時間平均する。式(3)において周波数 f で計測された位相差 $\Delta\phi$ について整数 n に対する推定可能なすべての行路差 Δd_n を算出し、行路差に対応する音源方向 θ_n を幾何学的に求める。計測されたすべての位相差について上記の計算を行い、音源の推定方向の周波

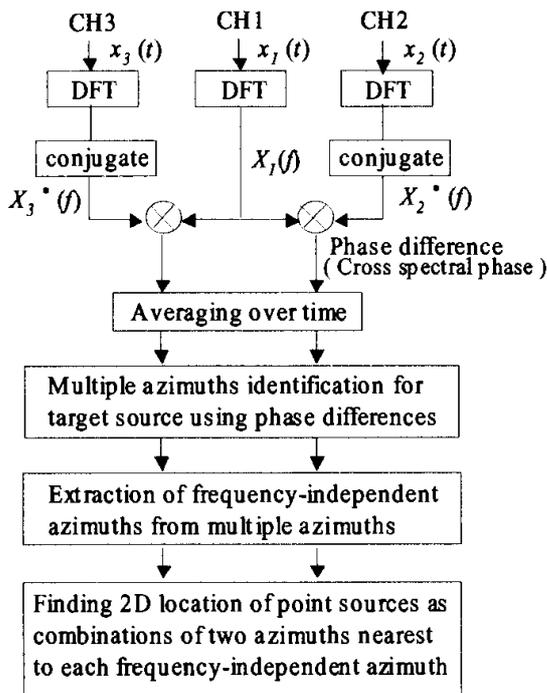


Fig.3 アルゴリズムの概要

数特性を求める。垂直方向についても同様に行う。得られた音源の推定方向の周波数特性から周波数軸に平行な直線成分をハフ変換により抽出する。すなわち、2次元データ $(X_i, Y_i) (i=1, 2, \dots, N)$ を式(4)で変換する。

$$l = -X_i m + Y_i \quad (4)$$

この場合、 X_i は周波数、 Y_i は音源の推定方向に対応し、周波数軸に平行な直線成分を求めるために $m = 0$ として、 l について累積度数を求め、累積度数の比較的大きな方向を真の音源方向とみなす。求められた多くの推定方向の中から、各周波数でこの方向に最も近い方向を選択する。これらより水平、垂直の両方向の組み合わせとして表される位置に点音源を2次元配置する。

4 実験結果

供試体表面をハンマーで繰り返し打撃し、1.2m離れた位置で計測した音圧から音の発生箇所を推定した。音の立ち上がりでトリガをかけ、500msを1フレームとして10回計測した位相差を平均化した。推定された点音源の2次元的な分布をFig.4に示す。

黒い背景全体に白い点で示された点音源が散乱している様子が認められる。

打撃箇所を含むやや広い場所に異なる周波数の多くの点音源が集まり白い塊として見える。この白い箇所を中心として、周囲に位相差の多様性により生じたと思われる仮想的な点音源による縞状の模様が見られる。

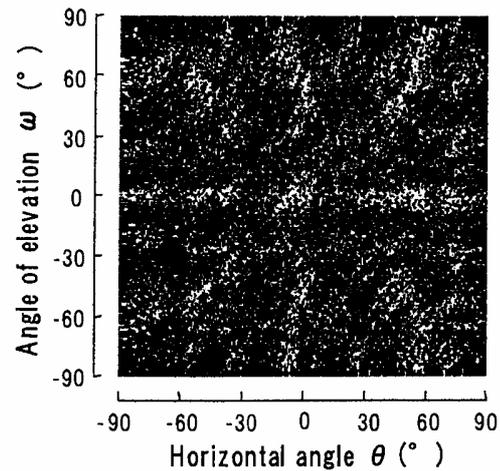


Fig.4 音源イメージ

5 おわりに

供試体表面を打撃した際に発生する音圧を3Chのマイクロホンで計測し、位相差から周波数ごとに点音源の方向を推定し、それらの2次元分布を求めた。

その結果から以下のことが明らかになった。

- (1) 打撃時に打撃位置を含む供試体表面から比較的広帯域の音が発生する。
- (2) 打撃箇所に応じて音の発生部位が変化する。
- (3) 低い周波数の音は比較的広く分布するが、高い周波数の音は打撃箇所近傍から発生する。

今後は、点音源の2次元分布から仮想音源を消去する方法や打撃箇所からの音と欠陥部位からの音を区別する方法の検討が必要である。

謝辞

本研究は、ハイテクリサーチ(産学連携)研究開発プロジェクトの一環として行った研究の一部である。

「参考文献」

- 1) R. Shimoyama and Ken Yamazaki, "Acoustic source localization using phase difference spectrum images", *Acoust. Sci. & Tech.*, 24,4 (2003) pp.161-171
- 2) R. Shimoyama and Ken Yamazaki, "Multiple acoustic source localization using ambiguous phase differences under reverberative conditions", *Acoust. Sci. & Tech.*, 25,6 (2004) pp.446-171
- 3) M. Konishi, "Study of localization by owls and its relevance to humans", *Comparative Biochemistry and Physiology, Part A* (2000) pp.459-469

走行振動疲労荷重を受ける道路橋 RC 床版の動的影響

日大生産工 木田哲量 阿部忠 澤野利章 日大生産工(P.D) 水口和彦

1. はじめに

鋼道路橋鉄筋コンクリート床版(RC 床版)のひび割れ損傷は、伸縮継手や路面の凹凸により発生する大型自動車の動的影響も大きな原因の1つであると考えられる。とくに、伸縮継手の段差部通過後は大きな荷重変動が生じ、橋梁の支点付近の床版にはひび割れ損傷が生じている。

そこで本研究は、伸縮継手の段差によって発生する荷重変動^{1), 2)}を想定した走行振動荷重による疲労を受けた場合、すなわち、RC 床版が耐用年数内に走行振動荷重によって受ける動的影響を評価するものである。実験では、走行振動荷重による 40,000 回走行による疲労損傷を与え、設計荷重と作用荷重との関係から松井ら³⁾が提案している等価繰り返し回数をもとに実験衝撃係数を評価した。また、40,000 回走行を履歴した供試体に対する段階荷重実験を行い、残存耐力についても評価した。

2. 供試体の材料および寸法

2.1 使用材料

供試体のコンクリートには普通ポルトランドセメント、粗骨材には栃木県栗野町産の最大寸法 20mm の骨材を使用した。また、鉄筋は SD295A, D10 を使用した。供試体に用いた材料の特性値を表-1に示す。

2.2 供試体寸法および鉄筋の配置

供試体寸法および鉄筋の配置を図-1に示す。

供試体の寸法は、支間長を 120cm とし、供試体の張り出し部は 13.5cm とする全長 147cm である。鉄筋の配置は複鉄筋配置とし、引張側の主鉄筋(軸直角方向)の鉄筋には D10 を 10cm 間隔で配置し、有効高さはそれぞれ 10.5cm とした。また、配力筋(軸方向)には D10 を 10cm 間隔で配置し、有効高さは 9.5cm とした。また、圧縮側の鉄筋配置は、軸直角方向および軸方向ともに引張鉄筋量の 1/2 を配置した。

3. 実験装置の概要および実験方法

3.1 走行一定荷重による疲労実験および段階荷重実験

表-1 供試体の材料特性値

供試体	コンクリート 圧縮強度 N/mm ²	鉄筋 (SD295A, D16)		
		降伏強度 N/mm ²	引張強度 N/mm ²	ヤング係数 kN/mm ²
RC床版	35.0	370	511	200

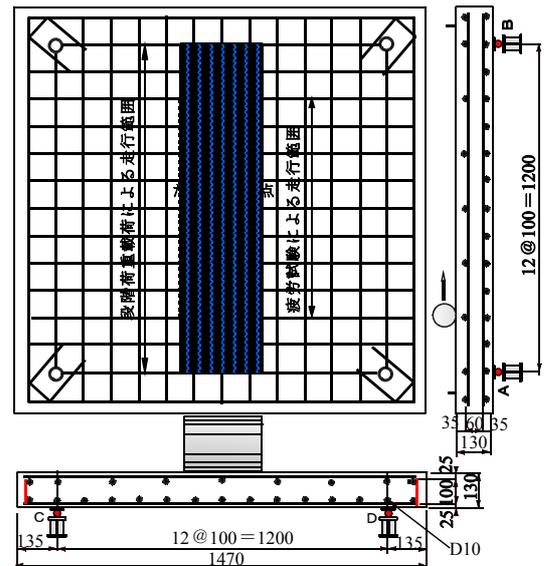


図-1 RC床版供試体寸法および鉄筋配置

(1) 走行一定荷重による疲労実験

走行一定荷重による疲労実験は、荷重 60kN を載荷して、輪荷重が床版支間に分布するように、供試体中央から左右40cmを連続走行させる。すなわち、1 往復 1.6m (片側 80cm) を 9.0sec で走行した。走行範囲を図-1に併記した。本実験は疲労寿命の推定を行う実験ではないことから、走行回数は 40,000 回 (= 0.80m×40,000 = 32,000m) までとし、実験は 1, 10, 100, 1,000, 5,000 回、および 5,000 回以降は 5,000 回ごとに最大荷重から最小荷重までの除荷と、最大荷重まで増加する漸増荷重実験を行う。

(2) 走行一定荷重による段階荷重実験

走行一定荷重による 40,000 走行疲労実験後、走行一定荷重による段階荷重実験を行い、残存耐力を評価

Dynamic Effect and Residual Punching Shear Load Carrying Capacity of RC Slab Under Running Vibration Fatigue Load

by

Tadashi ABE, Tetsukazu KIDA, Toshiaki SWANO and Kazuhiko MINAKUCHI

する。各荷重載荷方法は、荷重 0.0kN から 1 走行ごとに 5.0kN ずつ増加し、段階荷重実験における走行方法は、荷重増加中に破壊することを考慮して支点上で荷重を載荷させ、走行させたものである。したがって、支点 A から支点 B を折り返す 1 往復とし、走行時間一往復 2.4m (片側 1.2m) を 14sec で走行させた。

3.2 走行振動荷重による疲労試験および段階荷重実験

(1) 走行振動荷重による疲労実験

走行振動荷重による疲労実験は、基準荷重 60kN (現行示方書に規定する T 荷重の 1.2 倍) に対して荷重振幅は ± 20 % と ± 30 % の 2 タイプとする。振動数は 1.8Hz の正弦波形による片振り荷重とする。走行速度は、走行一定荷重の場合と同様に 1 往復 1.6m (片側 80cm) を 9.0sec で走行する。走行回数は 40,000 回 (振動数 324,000, 走行距離 32,000m) までとする。実験は 1, 10, 100, 1,000, 5,000 回および 5,000 回以降は 5,000 回ごとに走行一定荷重の場合と同様に漸増荷重実験を行う。計測は各走行回数ごとに、荷重およびたわみとする。

(2) 走行振動荷重による段階荷重実験

本実験は走行振動荷重で 40,000 回走行させた場合の衝撃係数 I_L を評価するとともに、疲労実験後に、走行振動荷重による段階荷重実験を行い、各荷重ごとの荷重とたわみの関係および終局耐力を計測する。載荷方法は、荷重 0.0kN から 1 走行ごとに 5.0kN ずつ増加とし、走行方法は支点 A から支点 B を折り返す 1 往復 2.4m (片側 1.2m) とする。また、走行時間は一往復 13sec とした。

4. 実験耐力および破壊モード

本実験で求めた RC 床版の実験耐力を表-2 に示す。本実験耐力は走行一定荷重および走行振動荷重実験の荷重載荷条件下で、1 往復を維持した荷重とする。

走行一定荷重による 40000 走行後の平均耐力は 182.5kN, これに対して走行振動荷重 ±20 % および ±30 % の場合の正弦波形の上限荷重は、それぞれ 172.9kN,

166.3kN であり、走行一定荷重による耐力との比は、それぞれ 0.947, 0.912 となり、5 %, 9 % 耐力が低下した。走行一定荷重および走行振動荷重による段階荷重実験の耐力は、振動荷重の荷重振幅の上限値と近似すると結果が報告²⁾されているが、走行振動荷重による疲労試験で 40,000 回走行したことによるひび割れの増大に起因し、耐力の低下率が大きくなったものと考えられる。

なお、破壊モードは全ての供試体で、走行中に押抜きせん断破壊となった。

5. たわみと等価繰返し回数の関係

S-N 曲線を用いた寿命の推定式として、松井らは次式を用いている⁴⁾。

$$\log(P/P_{ss}) = -0.07835 \cdot \log N + \log 1.520 \quad (1)$$

ここで、 P : 輪荷重(kNtf), P_{ss} : 床版の押抜きせん断荷重(tf), N : 輪荷重の走行回数

この式を基に、輪荷重が走行した等価繰返し回数は式(2)として与えられている。

$$N_{ep,i} = (P_i/P_0)^{12.76} \times N_i \quad (2)$$

ここで、 $N_{ep,i}$: 基準輪荷重、 P_0 に変換された等価繰返し回数、 P_i : 輪荷重(kN), P_0 : 基準輪荷重(kN), N_i : 輪荷重 P_i の走行回数

本実験の床版モデルは、現行示方書の規定に基づいて、床版支間 2.4m の場合の床版厚さ、鉄筋量を配置したものである。また、実験装置においても輪荷重の幅が 50cm の 1/2 モデル、すなわち 25cm である。したがって、基準輪荷重 P_0 は現行示方書に規定する T 荷重 100kN の 1/2 の、50kN とし等価繰返し回数を評価する。なお、等価繰返し回数算出における基準輪荷重は動的影響を基準荷重に対する荷重振幅の大きさとして評価することから、設計荷重には安全率、衝撃係数は考慮しないものとする。

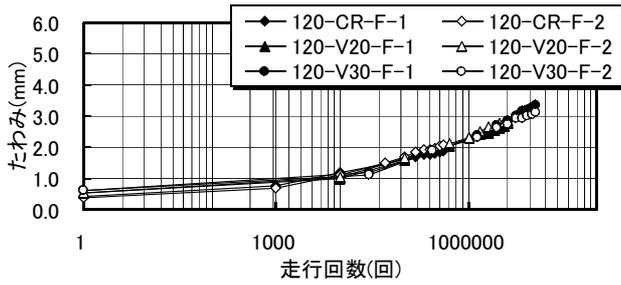
本実験における等価繰返し回数を式(2)より算出すると、走行一定荷重による疲労試験における 40000 走行時の等価繰返し回数は 402,983 回、走行振動荷重 ±20 % の場合は 4,059,876 回、走行振動荷重 ±30 % の場合が 11,193,055 回である。

本実験における 40000 走行時の、設計荷重と載荷荷重による等価繰返し回数を式(1)より算出し、たわみの等価繰返し回数の関係として図-4 に示す。

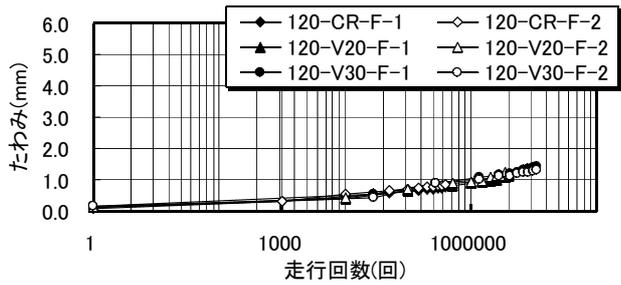
図-4(3) に示した活荷重たわみを等価繰返し回数

表-2 RC 床版の実験耐力

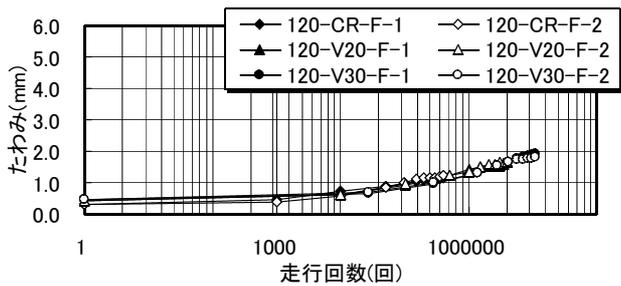
供試体	最大耐力 (kN)	平均最大耐力 (kN)	耐力比 V/CR (kN)	最大たわみ (mm)	破壊モード
120-CR-F-1	180.0	182.5		10.6(残留値0.763)	押し抜きせん断破壊
120-CR-F-2	185.0			12.8(残留値0.833)	押し抜きせん断破壊
120-V20-F-1	174.6	172.9	0.947	9.4(残留値1.111)	押し抜きせん断破壊
120-V20-F-2	171.2			12.2(残留値1.242)	押し抜きせん断破壊
120-V30-F-1	161.8	166.4	0.912	11.7(残留値1.434)	押し抜きせん断破壊
120-V30-F-2	170.9			12.6(残留値1.324)	押し抜きせん断破壊



(1)最大たわみと走行回数の関係



(2)残留たわみと走行回数の関係



(3)活荷重たわみと走行回数の関係

図一四 たわみと等価繰り返し走行回数の関係

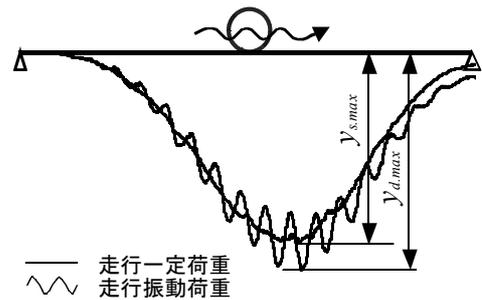
で示すと、走行一定荷重による等価繰り返し回数のたわみの増加傾向と走行振動荷重 20 %および ±30 %の等価繰り返し回数換算した場合のたわみはほぼ同程度の増加傾向を示している。また、残留たわみ、活荷重たわみも同様な傾向で増加している。

6. 実験衝撃係数

6.1 衝撃係数の算定法

本研究では、RC 床版の供試体に荷重変動を振動荷重として作用させた場合の衝撃係数を実験結果から算定した（以下、実験衝撃係数と呼ぶ）。本実験では、たわみ応答値による動的増幅率より衝撃係数を求めるものとする。なお、単純桁に走行荷重が作用した場合の支間中央における動的増幅率を図一六に示す。

動的増幅率は⁵⁾、図一六に示す最大静的たわみ値を基準に、その値と最大動的たわみ値の差を最大静的たわみで



図一五 動的増幅率

除したものとして定義され、道路橋における動的増幅率から算出する衝撃係数は、走行実験による動的増幅率から 1 を引いた値とされている。

本実験では、基準となる走行一定荷重による最大たわみを静的たわみ $y_{Ls,max}$ とし、走行振動荷重実験による動的たわみ $y_{Ld,max}$ とすると、実験衝撃係数は式(3)として与えられる。

$$I_L = \frac{y_{Ld,max} - y_{Ls,max}}{y_{Ls,max}} \quad (3)$$

活荷重たわみによる実験衝撃係数(式(3))は、V-20の供試体で 0.410、V30の供試体で 0.554 となった。

いずれの供試体も与えた荷重振幅に対して実験衝撃係数は大きく上回っている。これは、走行振動荷重が床版支間内を走行することにより発生するひび割れ位置と、振動数とが一致してたわみが増大したものと考えられる。

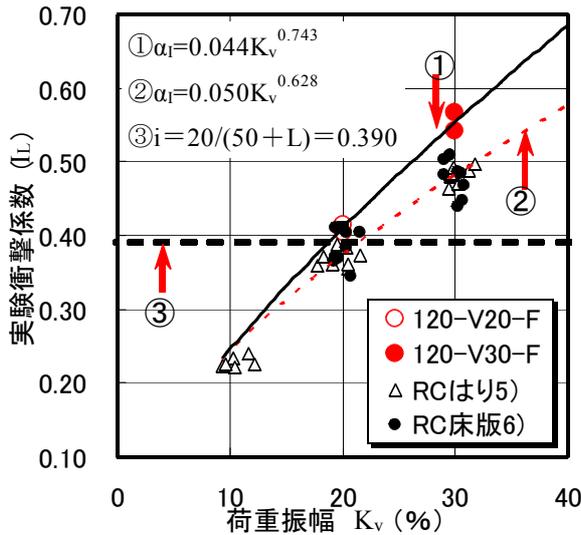
7. 走行振動疲労実験による動的影響

実験衝撃係数 I_L と基準荷重振幅 V_k の関係を図一六に示す。なお、筆者らは、3タイプの RC はりおよび 2タイプの RC 床版を用いて、走行一定荷重および走行振動荷重による段階荷重実験の過程で、弾性域の荷重 2点を設定（本実験の走行一定荷重および走行振動荷重における基準荷重程度の荷重）して実験衝撃係数を評価している(6),7)。これらの結果も図一六に併記した。

本実験による疲労損傷を受けた RC 床版の実験衝撃係数 I_L と基準荷重振幅 K_V の関係から、基準荷重振幅を関数とした実験衝撃係数 I_L を定式化すると、式(4)として与えられる。

(1)疲労損傷を受けた場合の RC 床版の実験衝撃係数 I_L

$$I_L = 0.044K_V^{0.743} \quad (4)$$



図一六 実験衝撃係数と荷重変動率の関係

ここに、 I ：実験衝撃係数， K_v ：荷重変動率(%)

(2)RC はりおよび RC 床版の実験衝撃係数 I

また、筆者^{5),6)}らが走行振動荷重による段階載荷実験による RC はりおよび RC 床版の実験衝撃係数 I は式(5)として与えられている。

$$I = 0.050K_v^{0.743} \quad (5)$$

なお、相関係数は $\gamma^2=0.999$ であり、極めて良好な結果である。

本実験供試体 RC はりおよび RC 床版の実験衝撃係数 I と比較すると、振動荷重 $\pm 20\%$ 、 $\pm 30\%$ で大幅に上回っている。特に、荷重振幅が $\pm 30\%$ の走行振動荷重の場合の増加が著しく、走行振動疲労による損傷度が大きくなり、活荷重たわみが増加したためである。

現行示方書⁷⁾の規定する衝撃係数 $i (i = 20/(50 + L))$ 、 L ：床版設計支間(m) は、床版支間長 1.20m の場合 $i = 0.390$ 、支間長が 2.4m の場合は $i = 0.386$ である。本実験の場合は荷重振幅が $\pm 20\%$ 以上になると現行示方書の規定する衝撃係数を上回ることになる。したがって、段差部通過後の荷重分布および包絡線²⁾によると、段差量 20mm で荷重振幅が 20% の場合は、支点から 12m 付近までは、曲げモーメントの割り増しが必要であると考えられる。なお、段差量が 10mm 以下の場合には、現行示方書に規定する衝撃係数を下回る結果となった。

9. まとめ

①走行一定荷重および走行振動荷重による 40000 走行

後の終局耐力は、静的実験の最大耐力に比して、走行一定荷重で 26%，走行振動荷重で $\pm 20\%$ 、 $\pm 30\%$ で、それぞれ 28%，30% の耐力が低下した。これは、40000 走行による疲労損傷によるものである。

②走行一定荷重の最大耐力に比して、走行振動荷重 $\pm 20\%$ の場合は 5%， $\pm 30\%$ の場合は 9% 耐力が低下した。したがって、荷重振幅が大きくなることにより、疲労強度が低下する結果となった。

③本実験で得た 40000 走行時の実験衝撃係数は、走行振動荷重 $\pm 20\%$ の場合は 0.441、 $\pm 30\%$ の場合は、0.556 となり、与えた荷重振幅に対して走行振動荷重 $\pm 20\%$ は 2.05 倍、走行振動荷重 $\pm 30\%$ の場合は 1.85 倍のとなり、大幅に上回る結果となった

④走行振動荷重 $\pm 20\%$ 、 $\pm 30\%$ によって 40000 走行の疲労損傷を受け後の動的影響は式(4)より推定することが可能である。

⑤本実験の 40000 走行時における実験衝撃係数は、現行示方書に規定する衝撃係数を上回ることから、伸縮装置の段差量を 10mm 以下にするなどの維持管理を行なうことでライフサイクルコスト低減が可能であると考えられる。

参考文献

- 1) 建設省土木研究所構造研究室：橋梁設計動荷重に関する試験調査報告書(VIII - 1985)，土木研究所資料，No.2258，1985
- 2) 建設省土木研究所構造研究室：橋の衝撃荷重に関する試験調査報告書(I - 1987)，土木研究所資料，No.2426，1987
- 3) 松井繁之：橋梁の寿命予測，安全工学 Vol.30，No.6，pp. 432-440，1991
- 4) Bakht, B. and Pinjarkar, S.G. : Review of Dynamic Testing of Highway Bridges, the Research and Development Branch, Ministry of Transportation of Ontario (OTM), TRB 880532, SPR-89-01, January 1989
- 5) 阿部 忠，木田哲量，澤野利章，星埜正明，加藤清志：走行荷重および変動荷重を受ける RC はりの耐荷力と動的影響，構造工学論文集，Vol.47A，pp.313 ~ 320，2001
- 6) 木田哲量，阿部 忠，西村昌宏，澤野利章，徐銘謙：走行振動荷重を受ける RC 床版の実験耐力および衝撃係数，造工学論文集(土木学会)，Vol. 50A，pp. 1287-1294，2004
- 7) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 I，II，III，2002.3

フィルタリングアルゴリズムによる構造損傷同定解析

日大生産工 登坂 宣好

1. はじめに

構造物が大型化し、それを構成する部材数も莫大な物となるに従い、構造物の保全や安全を確保する上で損傷部材やその損傷度合を非破壊検査的に明らかにすることが益々必要になってきた。最近では構造物のヘルスマニタリング技術が進展してきたので、この貴重なヘルスマニタリングデータから非破壊的に構造物の損傷を同定できるシステムの提案とその構築が求められている。

そのような状況に対応すべく、構造物のヘルスマニタリングデータから構造物の損傷同定を行うには、ノイズを含んだ計測データを補助情報量とした逆問題の解析という計算力学的アプローチが考えられる。

その際、ノイズを含んだ実測量を対象とするので構造物の力学的挙動に基づく確率ダイナミックシステムを構築し、その逆問題としての同定解析を行うための逆解析法¹⁾が構築できれば、それによって同定結果を求めることができる。このような逆解析法として確率ダイナミックスのフィルタリングアルゴリズムによる同定解析システム²⁾を構築してきた。本論文では、同定解析システムによる塔状トラス構造物³⁾およびフレーム構造物⁴⁾を対象とした構造損傷同定解析を示す。

2. フィルタリングアルゴリズム

離散的逆問題の数理モデルは次のシステム方程式と推定方程式によって与えられる。

- ・ システム方程式

$$\mathbf{y} = \mathbf{m}(\mathbf{z}) + \mathbf{v} \quad (1)$$

- ・ 推定方程式

$$\tilde{\mathbf{z}} = \mathbf{b}(\mathbf{y}) \quad (2)$$

ただし \mathbf{z} は状態ベクトル(未知), \mathbf{y} は計測ベクトル(既知), \mathbf{v} はノイズベクトル, \mathbf{m} はシステム作用素, $\tilde{\mathbf{z}}$ は推定ベクトル, \mathbf{b} は推定作用素とする。

ここで式(1)のノイズベクトルを確率変数ベクトルとして取り扱うことにし、式(2)の線形推定を与えることにすると次のような \mathbf{z} の線形推定ベクトル $\tilde{\mathbf{z}}$ が与えられる。

$$\tilde{\mathbf{z}} = \bar{\mathbf{z}} + \mathbf{B}\{\mathbf{y} - \mathbf{m}(\bar{\mathbf{z}})\} \quad (3)$$

ただし $\bar{\mathbf{z}}$ は \mathbf{z} の期待値ベクトル, \mathbf{B} は \mathbf{b} の線形化された推定行列となる。式(3)を用いて \mathbf{z} の線形推定量を求めるには、フィルタリングアルゴリズムとしての線形推定量に対する次の逐次解法が有効である。

$$\tilde{\mathbf{z}}_{k/k} = \tilde{\mathbf{z}}_{k/k-1} + \mathbf{B}_k \{\mathbf{y}_k - \mathbf{m}(\tilde{\mathbf{z}}_{k/k-1})\} \quad (4)$$

$(\tilde{\mathbf{z}}_{0/-1} = \bar{\mathbf{z}})$

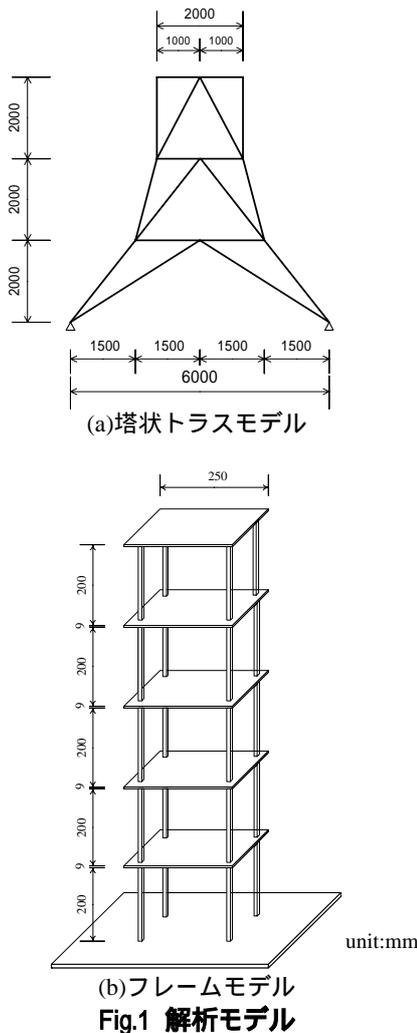
上式の推定行列 \mathbf{B}_k は \mathbf{z} とその推定量 $\tilde{\mathbf{z}}$ に関する近似度を与える評価基準に対応したフィルタを採用することによって具体的に構成できる。その代表的なものが Wiener フィルタに基づく Kalman フィルタである。その他の例として射影フィルタ族(射影フィルタとパラメトリック射影フィルタ)がある。

3. 構造損傷同定解析

軸力による応力伝達機構を有する構造物としてトラス構造を、曲げおよびせん断応力による応力伝達機構を有する構造物としてフレーム構造物を例に構造損傷同定解析を行うに当たり、Wiener フィルタ、射影フィルタおよびパラメトリック射影フィルタに基づくフィルタリングアルゴリズムを逆解析手法とする逆問題を構成する。

3.1 構造モデル

損傷同定解析の対象とする塔状トラスモデルを Fig.1(a)に、またフレームモデルを Fig.1(b)に示す。本研究では損傷を剛性の低下として定義することにより、塔状トラスモデルでは1部材が損傷により剛性低下するものとし、フレームモデルでは損傷によりいずれかの一層が剛性低下するものとした。



3.2 逆問題の構成

逆問題解析では損傷に伴う固有振動数の変化のみに基づき剛性低下と損傷層（部材）を同定するものとする。逆解析手法としてのフィルタリングアルゴリズムの計算過程で求められる固有振動数は、いずれのモデルも次式で表される非減衰の固有振動方程式を用いるものとする。

$$|-\omega^2 \mathbf{M} + \mathbf{K}| = 0 \quad (5)$$

ここに ω は固有振動数、 \mathbf{M} は質量行列、 \mathbf{K} は剛性行列である

システムの状態量である剛性と計測データである固有振動数の関係は非線形であるため、システム作用素は非線形ベクトル関数として式(1)で与えられる。式(1)は非線形関数が滑らかであるという仮定において、状態量 \mathbf{z} の周りで線形化し、高次項を無視すると感度行列 \mathbf{M}_k を伴った擬似線形化された離散的システム方程式を得る。

$$\mathbf{y}_k = \mathbf{m}(\tilde{\mathbf{z}}_k) + \mathbf{v}_k$$

$$\mathbf{M}_k \tilde{\mathbf{z}}_k + \mathbf{v}_k \quad (6)$$

ここに、

$$\mathbf{M}_k = \left(\frac{\partial \mathbf{m}(\tilde{\mathbf{z}}_k)}{\partial \mathbf{z}_k} \right) \quad (7)$$

システム方程式(6)に対し、式(4)を用いて逐次解法であるフィルタリング計算を行うことにより状態量としての剛性を同定することができる。

推定行列 \mathbf{B}_k の具体的表現は Wiener フィルタに基づく Kalman フィルタ、射影フィルタおよびパラメトリック射影フィルタに対して、それぞれ次のように与えられる。

- Wiener フィルタ

$$\mathbf{B}_k = \mathbf{R}_{k/k-1} \mathbf{M}_k^T (\mathbf{M}_k \mathbf{R}_{k/k-1} \mathbf{M}_k^T + \mathbf{Q}_k)^{-1} \quad (8)$$

ここに，推定誤差共分散行列 \mathbf{R}_k は次式で与えられる．

$$\mathbf{R}_{k/k} = \mathbf{R}_{k/k-1} - \mathbf{B}_k \mathbf{M}_k \mathbf{R}_{k/k-1} \quad (9)$$

・ 射影フィルタ

$$\mathbf{B}_k = (\mathbf{M}_k^T \mathbf{Q}_k^{-1} \mathbf{M}_k)^{-1} \mathbf{M}_k^T \mathbf{Q}_k^{-1} \quad (10)$$

・ パラメトリック射影フィルタ

$$\mathbf{B}_k = \mathbf{M}_k^T (\mathbf{M}_k \mathbf{M}_k^T + \gamma \mathbf{Q}_k) \quad (11)$$

射影フィルタおよびパラメトリック射影フィルタの推定誤差共分散 \mathbf{R}_k は次式で与えられる．

$$\begin{aligned} \mathbf{R}_{k/k} = & \mathbf{R}_{k/k-1} - \mathbf{B}_k (\mathbf{M}_k \mathbf{R}_{k/k-1} \mathbf{M}_k^T + \mathbf{Q}_k) \mathbf{B}_k^T \\ & - \mathbf{B}_k \mathbf{M}_k \mathbf{R}_{k/k-1} - \mathbf{R}_{k/k-1} \mathbf{M}_k^T \mathbf{B}_k^T \end{aligned} \quad (12)$$

ここに \mathbf{Q}_k は観測雑音誤差共分散であり，一般に計測誤差を採取する際に得ることができる．具体的には計測データより標準偏差を求め，2乗した分散値を対角成分として与えることになる．また，射影フィルタおよびパラメトリック射影フィルタには直接推定誤差共分散行列が含まれていない点に特徴を有する．

本損傷同定解析では $\tilde{\mathbf{z}}_k$ をフィルタリング k ステップの剛性とする，フィルタリング方程式(4)における $\mathbf{m}(\mathbf{z}_{k/k-1})$ は $k-1$ ステップの情報量をもとにした k ステップの剛性に基づく固有振動数を意味することになり，固有振動方程式(5)を用いて計算される．これらの計算は \mathbf{y}_k と $\mathbf{m}(\tilde{\mathbf{z}}_{k/k-1})$ が一致するまで繰り返されることにより損傷同定が可能となる．

本解析手法では，フィルタ方程式を繰り返し計算アルゴリズムとして用いるが，各フィルタリングステップにおいてノイズベクトル \mathbf{v} を考慮せず，同じ観測値を用いることができる²⁾．

3.3 損傷位置の同定

本解析手法では計測データとして固有振

動数のみを採用しているため，損傷位置に関する情報を直接導入していない．そこで損傷位置の同定は，フィルタリング計算で得られる情報に基づき次式により計算した．

$$V_n = \sum_{i=1}^l (\omega_i - m(z_k^n)_i)^2 \quad (13)$$

ここに， V_n はフィルタリング計算で更新された固有振動数の第 n 層（部材）における偏差平方和であり， ω_i は i 次モードの固有振動数， z_k^n はフィルタリング k ステップにおける第 n 層（部材）の状態量である．また l は固有振動数の総数である．

第 n 層（部材）に関する損傷の可能性を意味する評価値を次式で表す．

$$J_n = \frac{1}{V_n} \left/ \sum_{l=1}^m \frac{1}{V_l} \right. \quad (14)$$

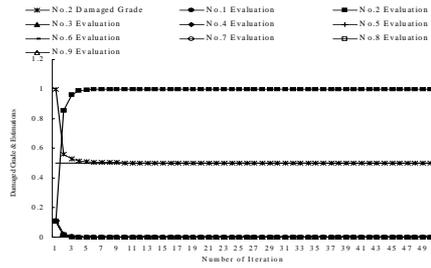
状態量が収束した時点で，評価値 J_n が最も大きな値を示す層（部材）が損傷位置として同定される．

4. 同定解析結果

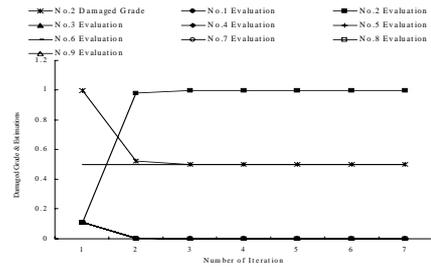
前章で述べたフィルタリングアルゴリズムによる同定解析システムによる塔状トラス構造とフレーム構造の構造損傷同定解析結果を示す．なお，フレーム構造に関しては，実験モード解析に基づくヘルスマニタリングより得られた計測データ，観測誤差およびシステムの状態誤差としての推定誤差を用いた逆解析を行った．

Fig.2~3 にそれぞれのフィルタにおける塔状トラス構造およびフレーム構造の1層（部材）が50%剛性低下した場合の損傷同定解析結果の例を示す．横軸はフィルタリング回数，縦軸は状態量と評価値の無次元量である．

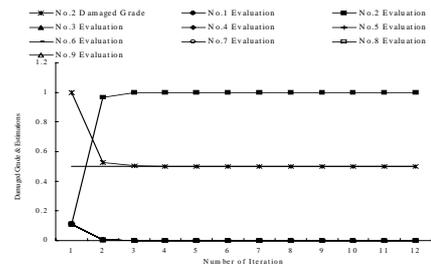
いずれのフィルタを用いた結果も損傷層および損傷位置を精度良く同定していることがわかる．特にパラメトリック射影フィルタは，正規化パラメータとしての γ がフィルタリング計算の安定性に寄与していることが確認された．



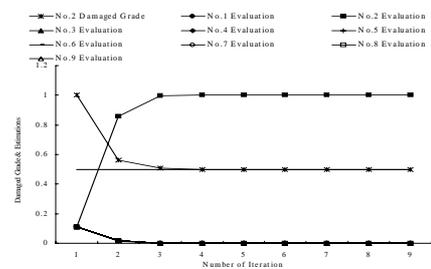
(1) Kalman フィルタ



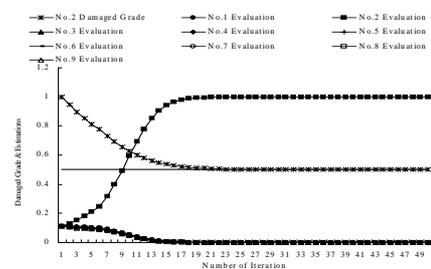
(2)射影フィルタ



(3)パラメトリック射影フィルタ($\gamma = 0.1$)

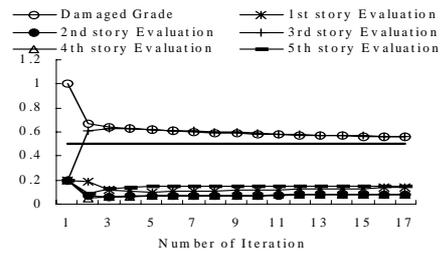


パラメトリック射影フィルタ($\gamma = 1.0$)

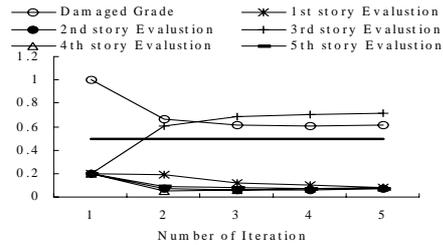


パラメトリック射影フィルタ($\gamma = 100$)

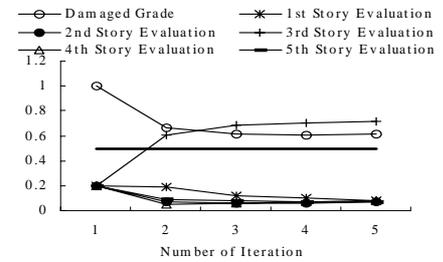
Fig.2 トラスモデルの損傷同定解析結果(部材)



(1)Kalman フィルタ



(2)射影フィルタ



(3)パラメトリック射影フィルタ($\gamma = 1.0$)

Fig.3 フレームモデルの損傷同定結果(第3層)

5. おわりに

構造物の保全や安全を確保する上で必要となる非破壊検査的なアプローチとして、計算力学からの損傷同定解析システムを示した。その適応性を、トラス構造やフレーム構造に対して計測された固有振動数のみを用いた損傷同定解析結果を通して検証した。今後は限定されたヘルスマニタリングデータの利用や多くの部材数を有する構造物への適応性を検討していきたい。

参考文献

- 1) 登坂宣好, 大西和榮, 山本昌弘, 逆問題の数理と解法, 東京大学出版会, (1999)
- 2) 村上章, 登坂宣好, 堀宗朗, 鈴木誠, 有限要素法・境界要素法による逆問題解析, コロナ社, (2002)
- 3) 登坂宣好, 遠藤龍司, 武藤俊広, フィルタ理論を用いた塔状トラスの構造損傷解析, 応用力学論文集, 土木学会, Vol.7, pp155-165, (2004)
- 4) R. Endo, N. Tosaka, Structural Damage Analysis of a Frame Structure Models using Filtering Algorithms, 7th Civil-comp., Paper241, (2004)